

DESARROLLO DE PRESIÓN DE PORO Y CONSOLIDACIÓN ALREDEDOR DE MICROPILOTES INYECTADOS EN SUELOS BLANDOS

DEVELOPMENT OF PORE PRESSURE AND CONSOLIDATION AROUND MICROPILES INJECTED IN SOFT SOIL

R. Ortiz Hermosillo¹, E. Ovando Shelley¹
rortizh@iingen.unam.mx

Recibido: octubre 23, 2008 / Aceptado: agosto 20, 2009 / Publicado: septiembre 08, 2009

RESUMEN. En este trabajo se utiliza la teoría de expansión de cavidades para determinar los cambios en el estado de esfuerzos e incrementos de presión de poro que se generan alrededor de un micropilote inyectado, así como la presión de inyección máxima para las condiciones de esfuerzo dadas y el desplazamiento radial que se desarrolla en el interior de la masa de suelo. Esta teoría permite entender cómo influyen dichos cambios en el comportamiento axial de micropilotes bajo carga axial de compresión.

PALABRAS CLAVE: Teoría de expansión de cavidades, micropilotes, presión de inyección máxima, desplazamiento radial, comportamiento axial.

ABSTRACT. In this paper cavity expansion theory is used to determine changes in the soil stress state and the excess pore pressure generated around a micropile, also the maximum injection pressure for given stress conditions and the radial displacement that is generated in the soil mass. This theory provides a better understanding of the influence of these changes in the behaviour of micropiles under axial compression.

KEYWORDS: Cavity expansion theory, micropiles, maximum injection pressure, radial displacement, axial behaviour.

Notación

ϕ'	ángulo de fricción interna en términos de esfuerzos efectivos
ϕ	ángulo de fricción en términos de esfuerzos totales
C_h	coeficiente de consolidación para un drenaje radial horizontal
c'	cohesión en términos de esfuerzos efectivos
w	contenido natural de agua
ε_v	deformación volumétrica media
ε	deformación unitaria
r	distancia radial a cualquier punto
p_0	esfuerzo total inicial del suelo
σ_r	esfuerzo normal radial
σ_θ	esfuerzo normal tangencial o circunferencial
σ_z	esfuerzo normal axial
Δu	exceso de presión de poro
Δu_{\max}	exceso de presión de poro máximo
F'_c y F'_q	factores de expansión de una cavidad cilíndrica en términos de esfuerzo efectivos

¹ Instituto de Ingeniería de la UNAM (II), Ciudad Universitaria, Copilco Coyoacán, Distrito Federal, 04510, México
[-www.iingen.unam.mx](http://www.iingen.unam.mx)

ζ_v	factor de cambio de volumen
T	factor tiempo
G_w	grado de saturación del suelo
I_{rr}	índice de rigidez reducido
I_r	índice de rigidez
PI	Índice de plasticidad
wL	límite líquido
wP	límite plástico
G	módulo cortante
m_v	módulo de compresibilidad del suelo
E_s	módulo secante
M_i	módulo tangente inicial en el plano ε - A
γ_w	peso volumétrico del agua
γ_{sat}	peso volumétrico saturado del material
γ_d	peso volumétrico seco del material
k	permeabilidad del suelo
p	presión final de expansión
p'_0	presión inicial de expansión en términos de esfuerzos efectivos
A	presión de poro de Skempton
$A_{máx}$	valor máximo del parámetro A de presión de poro de Skempton
a_0	radio inicial de la perforación o cavidad
a	radio de la perforación o cavidad expandida
C	radio de la zona plástica durante la expansión de la cavidad
c_u	resistencia cortante no drenada
ν'	relación de Poisson en términos de esfuerzos efectivos
OCR	relación de preconsolidación del suelo
t	tiempo de consolidación

Introducción

El término micropilote se refiere a pilotes con diámetro menor o igual a los 300mm. Se construyen a partir de una perforación rotatoria en la que se introduce acero de refuerzo y se inyecta una lechada de mortero a presión o por gravedad. Los micropilotes se conectan físicamente a la cimentación y su clasificación depende de su método constructivo. En este trabajo los micropilotes se estudian con base en la teoría de expansión de cavidades.

La teoría de expansión de cavidades se adapta al estudio de micropilotes inyectados y es una herramienta útil para identificar los parámetros que afectan el comportamiento de un micropilote.

En esta investigación se hace una interpretación del mecanismo de consolidación que se presenta alrededor de un micropilote al final de su inyección. Para tener en cuenta este fenómeno, se usa la teoría de expansión de cavidades cilíndricas.

También se propone un modelo hiperbólico con el fin de estimar el exceso de presión de poro que se desarrolla bajo condiciones de cambio de volumen nulo en un medio elasto-plástico perfecto. El modelo depende de la magnitud de la deformación y permite normalizar el parámetro A de presión de poro de Skempton [9].

Una idea completa de la idoneidad de la teoría de expansión de cavidades se obtiene si todos los parámetros involucrados se evalúan para algunos casos particulares. En esta investigación se estudian varios ejemplos analíticos en donde se utilizan los parámetros mecánicos que caracterizan a la arcilla del valle de México para determinar la presión inicial y máxima de expansión, el radio de la zona plástica y los cambios en la presión de poro.

Teoría de expansión de cavidades

El marco de referencia teórico que se utiliza para el estudio del efecto de la presión de inyección a lo largo de un micropilote se basa en las teorías de expansión de cavidades.

La teoría de expansión de cavidades se enfoca al estudio teórico de los cambios de esfuerzo, de la presión de poro y de los desplazamientos causados por la expansión de cavidades cilíndricas. Existen soluciones que se basan en modelos constitutivos para materiales elasto-plásticos que usan el criterio de fluencia de Mohr-Coulomb y otros que usan el criterio de Tresca. En esta investigación se utilizan estos dos modelos para analizar el efecto de la presión de inyección en micropilotes instalados en suelos blandos saturados.

Las consideraciones fundamentales que se utilizan para determinar el estado de esfuerzos en un análisis de expansión de cavidades se basan en la conservación de la masa, el equilibrio, la condición de fluencia y la regla de flujo plástico.

Para una expansión no drenada se cumple con la primera consideración debido a que no hay cambios volumétricos. La integración de las ecuaciones constitutivas, como la condición de fluencia y la regla de flujo plástico, proporcionan la distribución de los esfuerzos. Una vez calculados estos esfuerzos, se utiliza la ecuación de equilibrio para determinar la distribución del exceso de presión de poro.

La ecuación de equilibrio y las condiciones de frontera se deducen a partir de la geometría del problema; es decir, cuando una cavidad cilíndrica se expande en un medio infinito se considera que la distribución del esfuerzo y la deformación se desarrollan en dirección radial y circunferencial (ver [figura 1](#)). Se supone que las fuerzas de cuerpo dentro del entorno son despreciables.

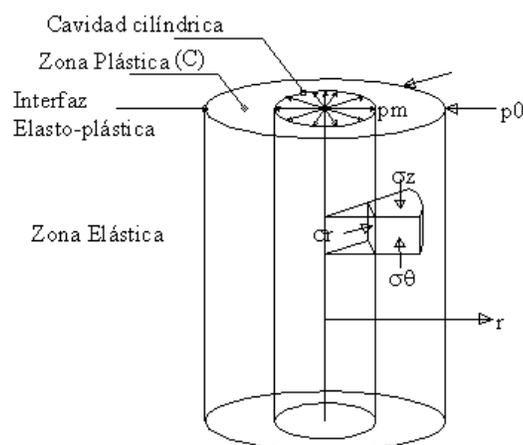


Figura 1. Expansión de una cavidad cilíndrica en un medio infinito.

El estado de esfuerzos se determina a partir de la dirección de los esfuerzos principales tangencial o circunferencial (σ_θ), axial (σ_z) y radial (σ_r).

Presión de expansión

A continuación se presentan las ecuaciones para determinar la presión de expansión correspondiente a una cavidad cilíndrica que se genera en un medio elasto-plástico perfecto infinito con base en los criterios de falla de Tresca y Mohr – Coulomb. Se recomienda consultar las referencias citadas para conocer la determinación de dichas ecuaciones, así como las hipótesis que se utilizan en cada criterio.

a) Criterio de falla de Tresca [12].

$$p = c_u \left\{ 1 + \ln \left[\frac{G}{c_u} \left[1 - \left(\frac{a_0}{a} \right)^2 \right] + \left(\frac{a_0}{a} \right)^2 \right] \right\} + p_0 \quad (1)$$

donde c_u , es la resistencia cortante no drenada; $G=E/2(1+\nu)$, es el módulo elástico cortante; a_0 , es el radio inicial de la cavidad; a , es el radio de la cavidad expandida y p_0 , es la presión inicial.

b) Criterio de falla de Mohr – Coulomb [11].

$$p = c' F'_c + p'_0 F'_q \quad (2)$$

donde c' , es la cohesión en términos de esfuerzos efectivos; p'_0 , es el esfuerzo efectivo del suelo, F'_c y F'_q son los factores de expansión de una cavidad cilíndrica y se definen como

$$\begin{aligned} F'_q &= (1 + \operatorname{sen} \phi') \left(I_{rr} \sec \phi' \right)^{\frac{\operatorname{sen} \phi'}{1 + \operatorname{sen} \phi'}} \\ F'_c &= (F'_q - 1) \cot \phi' \end{aligned} \quad (3)$$

Para $\phi'=0$ y $\varepsilon_v=0$.

$$F'_c = \ln I_r + 1 \quad (4)$$

donde ϕ' , es el ángulo de fricción interna en términos de esfuerzos efectivos; I_{rr} , es el índice de rigidez reducido y se expresa como

$$I_{rr} = \xi_v I_r \quad (5)$$

donde ξ_v , se conoce como factor de cambio de volumen para una cavidad cilíndrica e $I_r=G/c_u$.

Exceso de presión de poro

El exceso de presión de poro máximo se desarrolla en la pared de la cavidad y va disminuyendo en sentido radial hasta valer cero en la interfaz elasto-plástica.

El exceso de presión de poro en la zona plástica se obtiene considerando al suelo como un medio elasto-plástico perfecto [10]:

$$\Delta u = 2c_u \ln\left(\frac{C}{r}\right) \quad (6)$$

donde r , es la distancia radial a cualquier punto dentro de la zona plástica y C , es el radio de la zona plástica y se determina con la siguiente ecuación:

$$C = a \sqrt{\frac{G}{c_u}} \quad (7)$$

Si se sustituye la ecuación (7) en la ecuación (6) y se hace $r=a$, se obtiene el exceso de presión de poro máximo en la interfaz plástica:

$$\Delta u_{\max} = c_u \ln\left(\frac{G}{c_u}\right) \quad (8)$$

donde G , es el módulo cortante y c_u , es la resistencia cortante no drenada.

Para las arcillas del valle de México el valor de G/c_u se encuentra entre 10 y 1000 [7], por lo que el exceso de presión de poro máximo para estas arcillas oscila dentro los siguientes valores:

$$\Delta u_{\max} = 2.3c_u \quad \text{y} \quad 6.9c_u \quad (9)$$

Consolidación del suelo alrededor de un micro pilote inyectado

Además de conocer el cambio en los estados de esfuerzo y de presión de poro durante la expansión de una cavidad cilíndrica, también es importante entender lo que pasa en la masa de suelo en un tiempo $t \rightarrow \infty$.

A continuación se explica el mecanismo de consolidación que se presenta alrededor de una cavidad cilíndrica expandida.

Se considera que la consolidación se genera al final de la expansión y ocurre por el flujo radial del exceso de presión de poro generado por el incremento en los esfuerzos radiales, por lo que la consolidación se desarrolla en sentido horizontal y alrededor de la cavidad expandida [8]. Se debe entender que las

condiciones del estado de esfuerzos y de presión de poro que se toman en cuenta al inicio de la consolidación son las que se presentan al final de la expansión.

Como ya se explicó, la expansión genera una zona plástica que está sometida a incrementos de deformación por cortante y, por lo tanto, a cambios en la presión de poro. Debido a estos cambios, esta zona es la que se somete a consolidación por disipación del exceso de presión de poro. Randolph [10] propone el siguiente modelo para la solución del problema de la consolidación radial.

Modelo elástico

La consolidación que ocurre alrededor de un micropilote se genera en sentido horizontal, por lo que el coeficiente de consolidación que se utiliza debe ser en condiciones horizontales. Para un suelo elástico, el coeficiente de consolidación horizontal se considera constante y se relaciona directamente con las propiedades elásticas y con la permeabilidad del suelo:

$$C_h = \frac{k}{\gamma_w m_v} = \frac{k 2G(1-\nu')}{\gamma_w (1-2\nu')} \quad (10)$$

donde k es la permeabilidad del suelo; γ_w , es el peso unitario del agua; m_v , es el módulo de compresibilidad del suelo; G es el módulo cortante; y ν es la relación de Poisson en términos de esfuerzos efectivos.

El tiempo necesario para alcanzar un cierto grado de consolidación en una arcilla saturada está en función de la siguiente ecuación:

$$T = \frac{C_h t}{C^2} \quad (11)$$

donde t es el tiempo de consolidación; C_h , es el coeficiente de consolidación horizontal y C , es el radio de la zona plástica.

La velocidad de consolidación se ve afectada por el coeficiente de consolidación horizontal y por el radio de la zona plástica, y ésta última por la magnitud del esfuerzo radial. Además, este tiempo se verá reducido por cualquier flujo vertical que se presente durante la expansión de la cavidad.

Estudio analítico

En esta sección se analiza la hipótesis de que la inyección de una lechada dentro de una masa de suelo induce cambios en el estado inicial de esfuerzos. Si estos cambios no son muy grandes la respuesta del suelo cerca de la perforación será elástica y, por lo tanto, reversible. Sin embargo, si durante este proceso el suelo se desplaza radialmente hacia fuera en forma pasiva, bajo condiciones no drenadas y hasta alcanzar desplazamientos irreversibles, se desarrollará una zona radial plástica y un exceso de presión de poro. La disipación de este exceso de presión de poro traerá como consecuencia que se incremente la resistencia al esfuerzo cortante del suelo. Por lo tanto, la capacidad de carga lateral del micropilote se verá beneficiada por este fenómeno.

La zona radial plástica y los cambios en la presión de poro se analizan bajo un modelo de deformación plana y los esfuerzos principales en cada punto del suelo se determinan a partir de la dirección radial y tangencial.

La teoría de expansión de cavidades se evalúa a partir de valores de los parámetros para algunos casos particulares. Se utilizan los parámetros mecánicos obtenidos de pruebas triaxiales consolidadas no drenadas con medición de presión de poro. Las muestras inalteradas se obtuvieron de un predio ubicado en la colonia Roma, en la Ciudad de México [4]. En la [Tabla 1](#) se muestran las propiedades mecánicas del suelo.

Presión inicial y final de expansión, radio de la zona plástica, esfuerzo radial y exceso de presión de poro

Los modelos constitutivos que se utilizan en estos ejemplos corresponden a los llamados elasto-plásticos perfectos cuyos criterios de fluencia se basan en el modelo de Tresca y el de Mohr-Coulomb. El medio en donde se desarrollan los incrementos de esfuerzo se considera infinito, isótropo y saturado, con una relación de Poisson de 0.5. Además, los incrementos de esfuerzo se desarrollan bajo deformación plana. Dentro de esta suposición se considera que existe una continuidad de esfuerzos en el medio.

Tabla 1. Parámetros del modelo para la arcilla del valle de México

Muestra	Prof.	OCR	G_w	w	wL	wP	PI
No.	(m)	-----	(%)	(%)	(%)	(%)	(%)
M-01	4.0-4.6	1.0	92.75	254.26	262.90	100.14	162.76
ϕ	p_0	γ_{sat}	γ_d	c_u	E_s	ν	G
(°)	(kPa)	(kN/m ³)	(kN/m ³)	(kPa)	(kPa)	-----	(kPa)
0	56.76	12.34	4.2	38.40	3,942	0.50	1,314

donde OCR es la relación de preconsolidación; G_w , el grado de saturación del material; w , el contenido natural de agua; wL , el límite líquido; wP , el límite plástico; PI , el índice de plasticidad; ϕ , el ángulo de fricción interna; p_0 , el esfuerzo inicial del suelo; γ_{sat} , el peso volumétrico saturado del material; γ_d , el peso volumétrico seco del material; c_u , la resistencia cortante no drenada; E_s , el módulo secante; ν , la relación de Poisson; y G , el módulo cortante.

Además de las propiedades mecánicas, también se requieren las características geométricas de la cavidad. Debido a que los modelos analíticos se desarrollan bajo deformación plana, el único dato geométrico necesario en los análisis es el radio inicial a_0 de la cavidad. En la [Tabla 2](#) se muestra el radio inicial y final con los que se determinan la presión inicial y final de expansión, el radio de la zona plástica, los esfuerzos radiales y el exceso de presión de poro.

Tabla 2. Radio inicial y final de la cavidad.

a_0 (m)	a (m)
0.15	0.30

A continuación se describen los resultados obtenidos en cada uno de los análisis. Se inicia con el modelo constitutivo de Tresca por ser el más sencillo.

Criterio de falla de Tresca

Presión de expansión en la pared de la cavidad

En la ecuación (1) se observa que si $a=a_0$ la presión inicial es función de la resistencia cortante no drenada y del esfuerzo inicial del suelo, por lo que la presión inicial resulta igual a 95.16kPa. Para calcular la presión máxima se considera en la misma ecuación una serie de incrementos del radio de la cavidad, a . Con estos datos y con la presión de expansión se grafica la [figura 2](#).

En la esta figura se muestra que para $1.20(a/a_0)$ la presión interna aumenta en forma importante y después de este punto se va haciendo asintótica. Para un radio $a=2a_0$ la presión es igual a $p_{m\acute{a}x}=220.15\text{kPa}$. Sin embargo, aunque se observa que la presión aumenta, este incremento es muy pequeño con relación a la expansión de la cavidad.

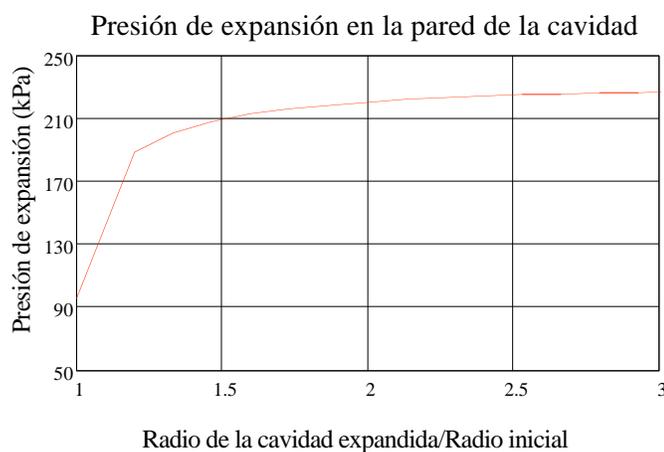


Figura 2. Curva de presión de expansión ($a_0=0.15\text{m}$).

Al sustituir los valores de la [tabla 1](#) en la ecuación (1) se determinó que el valor del primer término del segundo miembro es igual a 4.25 veces la resistencia al esfuerzo cortante. Este dato representa el coeficiente de incremento de presión con el que se llega a la expansión máxima de la cavidad.

Radio de la zona plástica

El radio de la zona plástica se determina desde $a_0=0.15\text{m}$ hasta $a=0.30\text{m}$. Cuando la presión de expansión es máxima, el radio de la zona plástica llega hasta una longitud de 1.53m. Aunque el incremento en el radio de la cavidad expandida es de apenas unos centímetros, la magnitud de la zona plástica es mucho mayor a ésta (ver [tabla 3](#)).

Tabla 3. Separación mínima de centro a centro entre micro pilotes.

Radio de la cavidad expandida (m)	Radio de la zona plástica (m)	Separación entre micropilotes (m)
0,18	0,60	1,20
0,20	0,79	1,58
0,22	0,95	1,90
0,24	1,11	2,22
0,26	1,25	2,50
0,28	1,39	2,78
0,30	1,53	3,06

En micropilotes inyectados es muy importante que se conozca la longitud del radio de la zona plástica. Esta distancia se utiliza para acomodar micropilotes dentro de un arreglo grupal y evitar que las zonas plásticas que se generan por la inyección no interactúen entre sí. En la tabla anterior se propone la separación mínima entre micropilotes para un radio inicial $a_0=0.15\text{m}$ y una expansión máxima del doble de ésta. Los valores de la esta tabla sólo son válidos para suelos con propiedades mecánicas semejantes a las de la [tabla 1](#).

De la [tabla 3](#) se deduce que si la separación entre micropilotes en un grupo es igual al diámetro de las zonas plásticas, éstas serán tangentes en un punto y por consiguiente la interferencia mutua será despreciable.

Exceso de presión de poro medida en la pared de la cavidad

La magnitud del exceso de presión de poro máximo en la pared de la cavidad es fundamental para determinar su distribución dentro de la zona plástica. El exceso de presión de poro en la pared de la cavidad se obtiene haciendo $r=a$ en la ecuación (6) y tomando diferentes valores desde 0.15m hasta 0.30m.

En la [figura 3](#) se grafica el incremento de la presión de poro que se genera en la pared de la cavidad durante su expansión. El exceso de presión de poro máximo es de 124.98kPa. Esta magnitud corresponde a una expansión de la cavidad igual al doble del radio inicial. Para las arcillas del valle de México, el exceso de presión de poro oscila entre 2.0 y 7.0 de c_u , es decir, entre 88 y 265kPa [6]. La magnitud que se calcula en este trabajo se encuentra dentro de estos rangos.

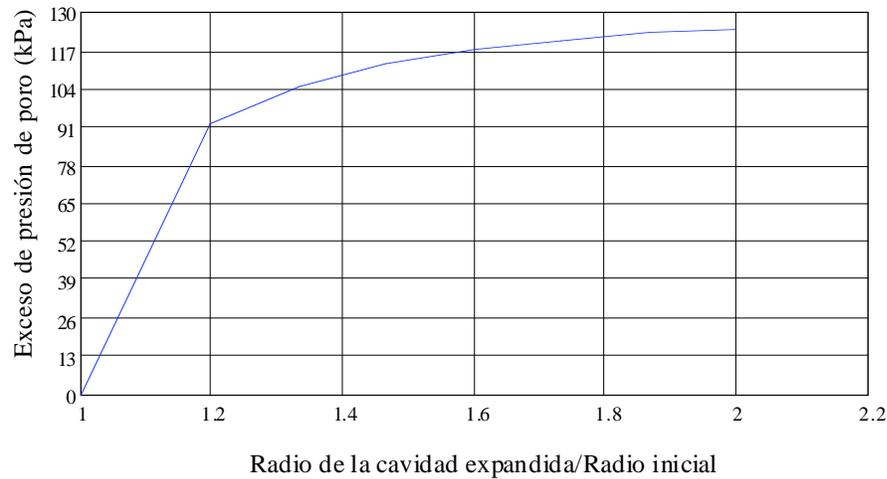


Figura 3. Exceso de presión de poro medida en la pared de la cavidad expandida.

Distribución radial del exceso de presión de poro

En la [figura 4](#) se observa que la distribución del exceso de presión de poro inicia en 124.98kPa. Este valor corresponde a la presión de poro máxima medida en la pared de la cavidad para una expansión de $2a_0$. Conforme la distancia radial aumenta, el exceso de presión de poro disminuye hasta llegar a valer cero en la interfaz elasto-plástica, $C=1.53m$.

Criterio de falla de Mohr-Coulomb

Esta teoría resulta adecuada en muchos problemas de mecánica de suelos, como los que se refieren a suelos plásticos saturados y normalmente consolidados. Bajo condiciones no drenadas, la condición de fluencia es análoga al modelo de Tresca. Por consiguiente, los resultados anteriores se utilizan para verificar las soluciones que se obtienen en esta sección. En lo que sigue se utiliza la teoría de Vesic (1972) para determinar la presión máxima de expansión, el radio de la zona plástica y el exceso de presión de poro máximo. En este análisis se utilizan las propiedades mecánicas y geométricas de las [tablas 1 y 2](#), respectivamente.

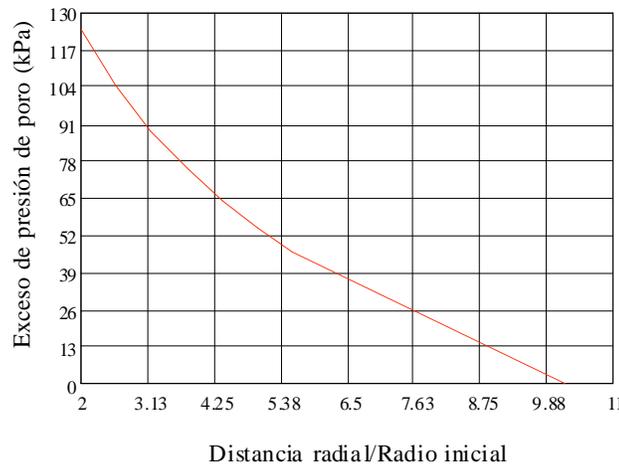


Figura 4. Distribución del exceso de presión de poro dentro de la zona plástica.

Presión de expansión

La presión máxima de expansión se determina en términos de esfuerzos totales con la ecuación (2).

A diferencia de la ecuación (1), la solución de Vesic [11] es independiente de la relación de radios a_0/a . Debido a esto no se requiere la gráfica de la curva de presión de expansión para determinar la presión de expansión máxima. La ecuación (2) proporciona directamente la presión máxima, donde los factores de expansión son coeficientes adimensionales y están en función del ángulo de la fricción interna y del índice de rigidez. Debido a que no existen cambios volumétricos, el índice de rigidez se determina con los datos de la tabla 1 y la ecuación (12).

$$I_r = \frac{G}{c_u} = \frac{1,314}{38,40} = 34.22 \tag{12}$$

En la siguiente tabla se muestra la magnitud de los factores de expansión.

Tabla 4. Factores de expansión.

$F_q = (1 + \text{sen } \phi) (I_r \text{ sec } \phi)^{\frac{\text{sen } \phi}{1 + \text{sen } \phi}}$	$F_c = 1 + \ln I_r$
1	4.53

Se observa que la magnitud del coeficiente F_c es semejante al coeficiente de incremento de presión calculado con la ecuación (1), en donde el valor del primer término del segundo miembro resultó en 4.25 veces la resistencia al esfuerzo cortante.

Finalmente, al sustituir los valores de la [tabla 4](#) en la ecuación (2), se determina la presión máxima de expansión: $p=230.82\text{kPa}$. Este valor concuerda con el resultado obtenido con el método de Tresca.

Radio de la zona plástica

El radio de la zona plástica es función del índice de rigidez y del ángulo de fricción interna.

$$\frac{C}{a} = \sqrt{I_r \sec \phi} \quad (13)$$

donde $\sqrt{I_r \sec \phi} = 5.85$

Por lo tanto, la zona plástica alrededor de la cavidad es 5.85 veces el radio final de expansión. Al despejar el radio final $a=0.30\text{m}$ en la ecuación (13), se determina el radio de la zona plástica: $C=1.76\text{m}$. Estos datos también concuerdan con los resultados obtenidos en el método anterior.

Exceso de presión de poro

Si se asume que la condición del esfuerzo inicial p_0 es un esfuerzo de compresión isotrópico y que el suelo se encuentra saturado, el exceso de presión de poro en cualquier punto de la zona plástica de una cavidad cilíndrica se determina como [11]:

$$\Delta u = \left[0.817\alpha_f + 2 \ln\left(\frac{C}{r}\right) \right] c_u \quad (14)$$

donde α_f representa el parámetro de presión de poro de Henkel y se relaciona con el parámetro A de presión de poro de Skempton como sigue:

$$\alpha_f = 0.707(3A - 1) \quad (15)$$

El parámetro A de Skempton se determina a partir de la siguiente relación [11]:

$$A = \frac{p'_0}{c_u} + \frac{1 - \text{sen}\phi'}{2\text{sen}\phi'} \quad (16)$$

donde p'_0 representa el esfuerzo isotrópico efectivo inicial; c_u , la resistencia cortante no drenada; y ϕ' , el ángulo de fricción interna efectivo.

Afuera de la zona plástica no hay cambio en los esfuerzos normales principales, por lo que el exceso de presión de poro se determina de la siguiente manera [11]:

$$\Delta u = 0.817\alpha \left(\frac{C}{r}\right)^2 c_u \quad (17)$$

donde r es la distancia desde el centro de la cavidad al punto de interés; C representa el radio de la zona plástica y se determina con la ecuación (13). Para un suelo real, y dependiendo del nivel de esfuerzo, el valor de alfa oscila $0 < \alpha < \alpha_f$.

Modelo hiperbólico para determinar el parámetro A de presión de poro de Skempton

En esta sección se propone una nueva expresión del parámetro A de presión de poro con el que se obtiene un comportamiento acoplado entre las deformaciones y el exceso de presión de poro. Esta ecuación está en función de la magnitud de la deformación y utiliza un modelo hiperbólico para normalizar el parámetro A de presión de poro de Skempton (1954).

El procedimiento de ajuste se realiza a partir de una curva de tipo hiperbólico (figura 5) de la que se determina la siguiente expresión.

$$A = \frac{\varepsilon}{a + b\varepsilon} \quad (18)$$

donde a y b representan los parámetros del modelo y se evalúan a partir del módulo tangente inicial, M_i ; y del valor máximo del parámetro A de presión de poro, $A_{m\acute{a}x}$.

El módulo tangente inicial se obtiene a partir de la pendiente de la ecuación (19).

$$M_i = \frac{d(A)}{d\varepsilon} = \frac{(a + b\varepsilon) - \varepsilon b}{(a + b\varepsilon)^2} = \frac{a}{(a + b\varepsilon)^2} \quad (19)$$

Finalmente, sustituyendo $\varepsilon=0$ en la ecuación (19) se determina el módulo tangente inicial.

$$M_i = \frac{1}{a} \quad (20)$$

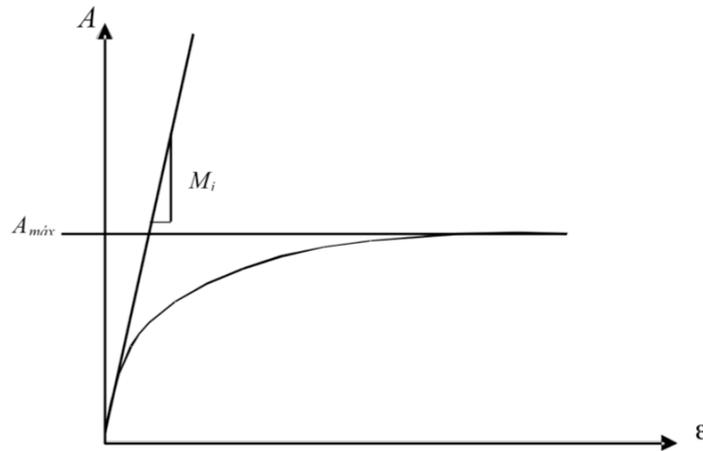


Figura 5. Parámetros del modelo hiperbólico.

Para quitar la indeterminación y encontrar el valor del parámetro b se usa la regla de L'Hôpital.

$$A_{máx} = \frac{1}{b} \quad (21)$$

Sustituyendo las ecuaciones (20) y (21) en la ecuación (18) se define la expresión del parámetro A de presión de poro con base en el modelo hiperbólico.

$$A = \frac{\varepsilon}{\frac{1}{M_i} + \frac{\varepsilon}{A_{máx}}} \quad (22)$$

Los parámetros que aparecen en la ecuación (22) son muy importantes por que tienen un significado físico. Es decir, cuando M_i tiende a cero se trata de un material infinitamente rígido (deformación nula) y no existe exceso de presión de poro; mientras que el valor de $A_{máx}$ es la asíntota del exceso de presión de poro máximo para el cual ε tiende a infinito y corresponde a un material plástico. Por lo tanto, el valor del parámetro A de presión de poro se calcula en función de la magnitud de las deformaciones.

Los valores de M_i y de $A_{máx}$ se determinan directamente de la curva de tipo hiperbólico A - ε . Con estos valores se ajusta la curva hiperbólica a una recta a partir de un sistema de ejes transformados (ver figura 6). Esta gráfica representa una relación lineal entre ε/A - ε con el que se modela el comportamiento del valor de A en función de la magnitud de las deformaciones.

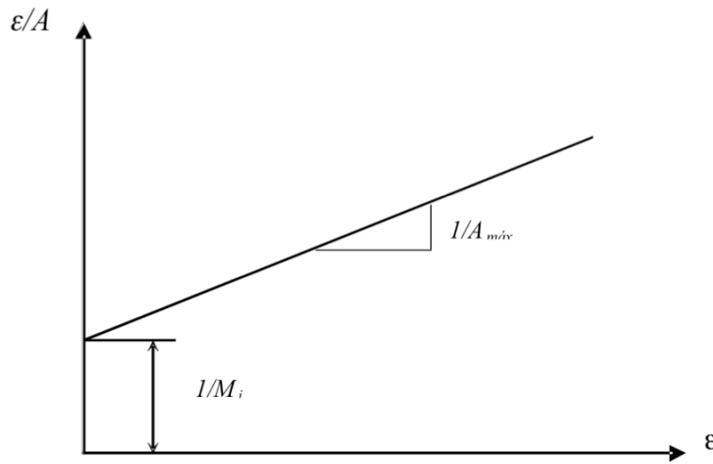


Figura 6. Curva A-ε en ejes transformados.

En la figura 7 se muestran las curvas del esfuerzo desviador y del exceso de presión de poro de una muestra inalterada de arcilla normalmente consolidada, típica de la Ciudad de México [4]. Ambas curvas se aproximan a una curva hiperbólica.

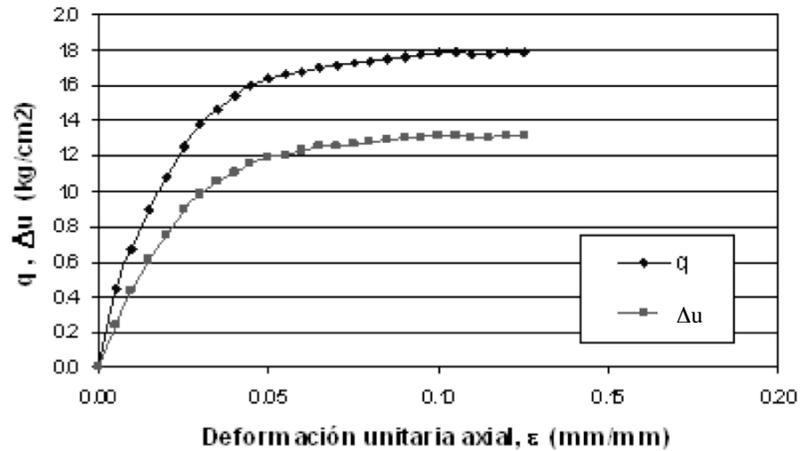


Figura 7. Curvas del esfuerzo desviador y del exceso de presión de poro.

En la figura 8 se realiza la transformación de ejes y se determinan los parámetros del modelo hiperbólico tal y como se explicó anteriormente.

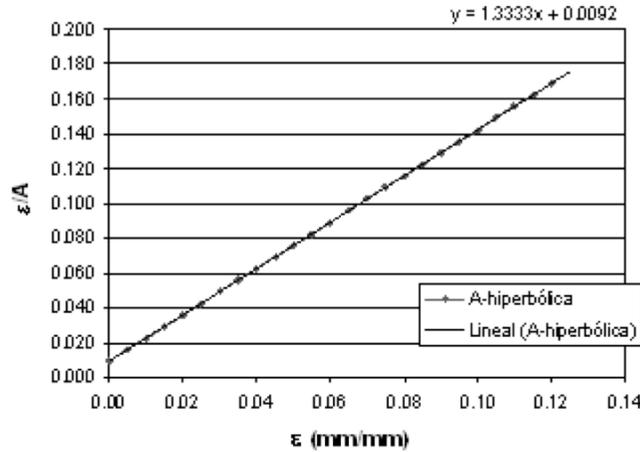


Figura 8. Curva A-ε en ejes transformados.

De la figura 6 y del ajuste lineal en la figura 8 se determinan los datos que se usan en el modelo hiperbólico. En la tabla 5 se muestran dichos valores.

Tabla 5. Valores del modelo hiperbólico.

	1/Mi	1/A _{máx}
	0.0092	1.3333

Con los datos de la tabla 5 se determina el parámetro A de presión de poro en función de la deformación. Las deformaciones que se manejan en la teoría de expansión de cavidades son para un estado de deformación plástica. De la figura 7 se observa que la deformación plástica se presenta a partir del 5% de la deformación unitaria. Por lo tanto, para esta magnitud de deformación el valor del parámetro A-hiperbólico de presión de poro se determina con los valores de la tabla 5 y la ecuación (23).

$$A = \frac{\epsilon}{\frac{1}{M_i} + \frac{\epsilon}{A_{máx}}} = 1.02 \tag{23}$$

Esta magnitud del parámetro A-hiperbólico de presión de poro está en función de la deformación y de los parámetros obtenidos con el modelo hiperbólico.

Se advierte que la magnitud de A=1.02 corresponde a una arcilla de alta sensibilidad. Hay que recordar que las arcillas de la Ciudad de México son arcillas sensitivas. Juárez Badillo [5] comenta que, en el caso de arcillas de alta sensibilidad, la degradación de la estructura bajo deformación hace que se desarrollen



presiones neutrales altas e inclusive mayores que el esfuerzo desviador aplicado, por lo que A es cercano a uno o mayor a uno. Por lo tanto, el valor de A -hiperbólico =1.02 que se determina en este trabajo se considera correcto.

Con el fin de obtener una ecuación general con la que se determine la distribución del exceso de presión de poro en función del parámetro A hiperbólico, se presenta el siguiente procedimiento.

Distribución radial del exceso de presión de poro

Al sustituir la ecuación (22) en la ecuación (15) se obtiene una nueva expresión del parámetro de presión de poro de Henkel.

$$R = 0.707 \left[3 \left(\frac{\frac{\varepsilon}{\frac{1}{M_i} + \frac{\varepsilon}{A_{m\acute{a}x}}}}{\varepsilon} \right) - 1 \right] \quad (24)$$

Por lo que el exceso de presión de poro que se genera por la presión final de expansión se determina al sustituir $\alpha_f=R$ en la ecuación (14).

$$\Delta u = \left[0.817R + 2 \ln \left(\frac{C}{r} \right) \right] c_u \quad (25)$$

Finalmente, la ecuación para determinar la distribución radial del exceso de presión de poro en una arcilla saturada se obtiene al sustituir la ecuación (24) en (25)

$$\Delta u = \left[1.73 \left(\frac{\frac{\varepsilon}{\frac{1}{M_i} + \frac{\varepsilon}{A_{m\acute{a}x}}}}{\varepsilon} \right) - 0.577 + 2 \ln \left(\frac{C}{r} \right) \right] c_u \quad (26)$$

donde r es la distancia radial a cualquier punto de la cavidad expandida; C es la distancia radial de la zona plástica; c_u es la resistencia cortante no drenada; $1/M_i$ y $\varepsilon/A_{m\acute{a}x}$ son parámetros que se obtienen del modelo hiperbólico.

El exceso de presión de poro máximo en la pared de la cavidad expandida se determina con los valores de la [tabla 5](#) y con los siguientes datos: $r=0.30\text{m}$, $C=1.76\text{m}$, $c_u=38.4\text{kPa}$, $\varepsilon=0.05\text{mm/mm}$.

Por lo tanto, el exceso de presión de poro máximo calculado es de $\Delta u=181.38\text{kPa}$. Con este valor se obtiene la distribución radial del exceso de presión de poro a lo largo de la zona plástica. Esta distribución resulta semejante a la de la [figura 4](#).

Consolidación del suelo alrededor de una cavidad cilíndrica expandida

En esta sección se determina el tiempo de consolidación que ocurre en el suelo alrededor de la cavidad expandida cuando el exceso de presión de poro comienza a disiparse dentro de la zona plástica.

Para predecir la disipación del exceso de presión de poro se requiere conocer su distribución inicial dentro de la zona plástica y el coeficiente de consolidación horizontal (C_h).

Los métodos analíticos que estudian la consolidación radial involucran en una u otra forma las suposiciones básicas propuestas en la teoría de consolidación de Terzaghi; sin embargo, se requieren hacer algunas suposiciones complementarias. La más importante considera que el exceso de presión de poro en una arcilla saturada normalmente consolidada es proporcional al esfuerzo radial impuesto por la presión de inyección, ya que la compresibilidad del agua es prácticamente nula comparada con la compresibilidad de la estructura de arcilla. Otra suposición que también se considera en este análisis es que los esfuerzos radiales son esfuerzos principales.

Se ha comprobado que durante el proceso de consolidación radial se incrementa la capacidad de carga lateral de un micro pilote. Este fenómeno es un efecto parcial que ocurre en el sistema agua-suelo donde el exceso de presión de poro se disipa radialmente hacia fuera desde la pared del micropilote. Cuando el micropilote es muy largo, la disipación se desarrolla principalmente en sentido horizontal; sin embargo, en la zona cercana a la cabeza y a la punta, existe un flujo de agua en sentido vertical [12].

Como consecuencia de lo anterior, en este trabajo el problema se idealiza como un cilindro rodeado por una distribución simétrica del exceso de presión de poro. Por otro lado, se supone un micropilote impermeable, por lo que la disipación del exceso de presión de poro se genera únicamente en sentido radial hacia fuera de éste. También se considera que la capacidad de carga lateral es máxima cuando el exceso de presión de poro es nulo.

A continuación se analizan los tiempos de consolidación.

El tiempo de consolidación de la zona plástica en un medio elástico se determina con ecuación (11) [10].

Soderberg [8] estima que el coeficiente de consolidación horizontal varía entre 10^{-1} y 10^{-4} cm^2/s . Para la arcilla de la Ciudad de México, este parámetro es igual a $0.001\text{cm}^2/\text{s}$ y se determinó a partir de pruebas de piezocono [6].

Con el criterio de fluencia de Tresca, el exceso de presión de poro máximo resultó en 124.98kPa . Con este dato se determina $\Delta u_{m\acute{a}x}/c_u=3.25$ con el que se obtiene el factor tiempo: $T_{50}=0.6$ y $T_{90}=10$.

Finalmente, con el factor tiempo T_{50} y T_{90} , con el radio de la zona plástica de $C=1.53\text{m}$ que se obtiene con el criterio de fluencia de Tresca y con el coeficiente de consolidación horizontal de la arcilla de la Ciudad de México, se calcula el tiempo de consolidación de la zona plástica para un grado de consolidación del 50 y 90%: $t_{50}=162\text{días}$ y $t_{90}=7.42\text{años}$.

Conclusiones

El efecto de la inyección de un micropilote en el estado de esfuerzos del suelo es análogo a lo que sucede durante el hincado de un pilote en arcillas saturadas. Es decir, en la zona intermedia del fuste del micropilote, el suelo se desplaza principalmente en dirección horizontal y en un estado de deformación plana.

Debido a que los modelos analíticos se desarrollan bajo deformación plana, el único dato geométrico que se involucra en el análisis es el radio inicial a_0 de la cavidad. En este trabajo se hace un análisis de la expansión de una cavidad cilíndrica con radio inicial $a_0=0.15\text{m}$.

Bajo condiciones no drenadas el criterio de falla de Mohr-Coulomb es análogo al modelo de Tresca. Por lo que los resultados que se obtienen en este trabajo son consistentes entre sí.

Debido a que las condiciones son no drenadas se genera un exceso de presión de poro inducido por la expansión de la cavidad. Este exceso de presión de poro se calcula a partir de una nueva expresión que está en función de la magnitud de la deformación y utiliza un modelo hiperbólico para normalizar el parámetro A de presión de poro de Skempton (1954), con la que se obtiene un comportamiento acoplado entre las deformaciones y el exceso de presión de poro. El procedimiento de ajuste se realiza a partir de una curva tipo hiperbólico a una recta. El modelo se adapta solamente a suelos normalmente consolidados.

Debido a la extensión de la zona plástica que se genera por la expansión del micropilote, en este trabajo se propone una separación mínima entre micropilotes.

El proceso de consolidación radial es un efecto parcial que ocurre en el sistema agua-suelo donde el exceso de presión de poro se disipa radialmente hacia fuera desde la pared del micropilote. El problema se idealiza como un cilindro rodeado por una distribución simétrica del exceso de presión de poro.

El incremento en la resistencia cortante del suelo por la disipación del exceso de presión de poro solamente se presenta en suelos finos saturados. En suelos poco plásticos ($wL < 50\%$ e $4\% < PI < 7\%$) no se presenta la reconsolidación. De igual manera debe considerarse la no homogeneidad del suelo, ya que en medios fuertemente estratificados el remoldeo que se genera por la expansión no es uniforme. Los resultados que se obtienen en este trabajo sólo son válidos para suelos con características análogas a las arcillas del valle de México.

Finalmente, se recomienda realizar una serie de pruebas instrumentadas para determinar en campo la distribución de los esfuerzos en el micropilote. Igualmente, se aconseja construir micropilotes con diferentes longitudes para efectuar ensayos estáticos de compresión axial a diferentes tiempos después de haber realizado la inyección del fuste para comprobar la evolución de la resistencia estática de éstos con respecto al tiempo.

Referencias

1. Carter, J. P.; Booker, J. R.; Yeung, S. R. 1986, *Cavity expansion in cohesive – frictional soils*, Géotechnique, vol. 36(3): 349-358.
2. Collins, I.F.; Yu, H. S. 1996, *Undrained cavity expansions of cavities in critical state soils*. International Journal for Numerical and Analytical Methods in Geomechanics, vol. 20(7): 489-516.
3. Desai, C. S. 1978, *Effects of driving and subsequent consolidation on behaviour of driven piles*, International Journal for Numerical and Analytical Methods in Geomechanics, vol. 2(3): 283-301.
4. Giraldo, M. 1996, *Evaluación de un modelo elasto-plástico para predecir el comportamiento de la arcilla de la Ciudad de México*. Tesis de Maestría. División de Estudios de Posgrado de la UNAM, México.
5. Juárez, B.; Rico, S. 1967, *Mecánica de suelos – Tomo I*, Limusa, México.
6. Ovando, E. 1995, *Direct shear tests on Mexico City clay with reference to friction pile behaviour*, Geotechnical and Geological Engineering, 13, 1-16.
7. Ovando, E. 2007, comunicación personal.
8. Soderberg, L. O. 1962, *Consolidation theory applied to foundation pile time effects*, Géotechnique, vol. 12(3): 217-225.
9. Skempton, A. W. 1954, *The pore pressure coefficient A and B*, Géotechnique, vol. 4(4): 143-147.
10. Randolph, M. F.; Carter, J. P. 1979, *Driven piles in clay – the effects of installation and subsequent consolidation*, Géotechnique, vol. 29(4): 361-393.
11. Vesic, A. S. 1972, *Expansion of cavities in infinite soil mass*, Journal of the Soil Mechanics and Foundations Division, ASCE, 98, 265-290.
12. Yu, Hai-Sui 2000, *Cavity expansion methods in geomechanics*, Dordrecht, Boston; Kluwer Academic Publishers.